

Sur le contrôle Ad-Hoc et son effet sur le transport d'un scalaire passif

Olivier Doche, Sedat Tardu *

Laboratoire des écoulements géophysiques et industriels (LEGI), BP 53, 38041 Grenoble cedex 9, France

Reçu le 7 novembre 2006 ; accepté après révision le 6 décembre 2007

Disponible sur Internet le 11 janvier 2008

Présenté par Évariste Sanchez-Palencia

Résumé

Un scalaire passif tel que la température est ici soumis à l'action de deux contrôles actifs, *Ad-Hoc* v et w dans un écoulement turbulent de proche paroi. L'analyse des résultats permet d'établir le lien entre les diminutions de transfert de chaleur et de contrainte en paroi. On propose alors un mécanisme de réduction de frottement et de flux pariétal pour le contrôle w . Ce dernier permet d'expliquer les différences constatées lors de l'application des deux types de contrôle. **Pour citer cet article : O. Doche, S. Tardu, C. R. Mecanique 336 (2008).**

© 2007 Académie des sciences. Publié par Elsevier Masson SAS. Tous droits réservés.

Abstract

On the Ad-Hoc control and its effect on the passive scalar transport. The behaviour of a passive scalar, represented by the temperature, is studied through two types of active control, *Ad-Hoc* wall-normal v and transverse w velocity components in a turbulent wall-bounded flow. A link is established between the flux and shear reduction at the wall. The Ad-Hoc control through the opposite in phase transverse velocity component is elucidated. The differences between v and w control are discussed through this mechanism. **To cite this article: O. Doche, S. Tardu, C. R. Mecanique 336 (2008).**

© 2007 Académie des sciences. Publié par Elsevier Masson SAS. Tous droits réservés.

Mots-clés : Transferts thermiques ; Contrôle Ad-Hoc ; Contrôle actif ; Contrôle par asservissement ; Scalaire passif ; Turbulence ; Réduction de frottement ; Réduction de transfert de chaleur pariétal ; DNS ; Écoulements de proche paroi

Keywords: Heat transfer; Ad-Hoc control; Active control; Feedback control; Passive scalar; Turbulence; Drag reduction; Heat transfer reduction; DNS; Wall-bounded flows

Abridged English version

Among different active control strategies, the plane detection procedure [1] (named here Ad-Hoc) is a simple and efficient way to obtain drag reduction in wall bounded turbulent flows. In a channel, one locates into the flow a virtual horizontal plane (parallel to the wall). If, on this detection plane, we measure fluctuating velocity (for example a

* Auteur correspondant.

Adresses e-mail : olivier.doche@hmg.inpg.fr (O. Doche), sedat.Tardu@hmg.inpg.fr (S. Tardu).

positive one), then, we apply instantaneously at the wall its opposite (a negative fluctuating velocity). This control law can lead to two distinct manipulations, a *v-control* which detects and acts on vertical velocities (v') and a *w-control* which deals with the transverse ones (w'). Considering the detection plane, the optimal distance from the wall is about $y^+ = 10$. In this case, the *v-control* leads to 20% of drag reduction and the *w-control* to 26%. The reaction of a passive scalar (temperature T) to Ad-Hoc control is investigated in this study. For this purpose, we use Direct Numerical Simulations wherein the Navier Stokes and the continuity equations are discretized by second order finite differences and resolved by a fractional step method. The energy equation is resolved by similar tools.

For each control, we show that the behaviour of the flux is very similar to the shear at the wall. Yet, the turbulent wall shear and heat flux intensities differ significantly. Furthermore, vertical velocity–temperature correlations and the fine structure analysis performed near the wall, show strong differences between the *Ad-Hoc v* et *w* control. For the *v-control*, the transport equation at the wall for the heat flux and the shear reduce to simple diffusive equation. Additional terms exist for the wall transport equations in the case of *w-control*, explaining the relative efficiency of this particular strategy.

For both types of control, the correlation between the transverse velocity and the temperature fluctuation is found to be zero. So, the transverse velocity is not directly engaged in the procedure. The transverse gradient of the *w* component is directly linked to the vertical gradient of the *v* component. In the case of *w-control*, when a transverse fluctuation is generated by a structure, we apply, directly at the wall, its opposite. Considering the whole vortex, this leads to a transverse gradient distribution of *w* at the wall, and by continuity, a vertical velocity, of opposite sign which could be detected by a *v-control*, is created. Both *v* and *w Ad-Hoc* schemes are finally quite similar. The main distinction is that, for the *w-control*, the vertical velocity is not directly generated at the wall, but above. It pushes away from the wall the high shear stress and high flux regions by acting as a barrier for the ejection and sweep events which cannot reach the wall. This explain why the RMS of the wall flux (or the wall shear stress) and the $v'T'$ correlation have larger values for *v-control* in the near wall region compared with a *w-control*.

1. Introduction

Lorsqu'on cherche à manipuler finement les écoulements turbulents de proche paroi, la formation aléatoire en temps et en espace des structures cohérentes nous incite à faire appel aux méthodes de contrôle actives par asservissement. Parmi différentes stratégies, le contrôle par plan de détection (ici le contrôle *Ad-Hoc*) est un moyen simple et efficace permettant d'obtenir des diminutions significatives du frottement pariétal. Dans un canal turbulent, on place, à l'intérieur de l'écoulement, un plan horizontal de détection (parallèle à la paroi). Si, sur ce plan, on mesure une fluctuation de vitesse (par exemple positive), on applique alors instantanément son opposé (c'est à dire une fluctuation négative) à même la paroi. Cette loi de contrôle peut donner naissance à deux stratégies pertinentes. La première, appelée ici *Ad-Hoc v*, ne détecte et n'agit que sur les vitesses verticales, c'est à dire normales à la paroi. La seconde, *Ad-Hoc w*, ne se base quant à elle que sur les fluctuations de vitesse transverse. Les travaux de [1] ont montré que, pour les deux contrôles, la distance optimale entre le plan de détection et la paroi est de $y^+ = 10$. Le symbole + indique que la variable est adimensionnalisée par rapport aux échelles internes, c'est à dire en utilisant la vitesse de frottement $u_\tau = \sqrt{\tau/\rho}$ (τ est la contrainte pariétale) et la viscosité ν . Dans le cas d'une manipulation de type *v*, la réduction de contrainte pariétale est de 20% alors qu'elle peut atteindre 26% pour le type *w*. Bien qu'étant une étude purement numérique et plutôt difficilement transposable au cadre expérimental, ce contrôle reste un outil d'investigation utile pour comprendre les mécanismes liés à la réduction de contrainte pariétale. En effet, si l'effet du contrôle *v* est compris, le mécanisme de réduction propre au contrôle *w* n'est pas encore proprement identifié.

On propose dans ce papier d'étudier le comportement d'un scalaire passif (la température) soumis aux deux contrôles précédemment cités. Le code numérique utilisé est une Simulation Numérique Directe. Les équations de Navier–Stokes et la condition d'incompressibilité, discrétisées par différences finies d'ordre deux, sont résolues par la méthode du *Pas Fractionné* [2]. L'avancement temporel est assuré par un schéma de *Runge–Kutta* au troisième ordre et les termes linéaires sont calculés par la méthode de *Crank–Nicolson*. Des conditions périodiques sont appliquées dans les directions homogènes de l'écoulement, c'est à dire dans la direction transversale et longitudinale.

La taille la boîte de calcul est de $(4\pi \times 2 \times 1.33\pi)$ avec un maillage de $(513 \times 129 \times 129)$ dans les directions respectives (x , y et z) (longitudinale, normale et transverse). Le nombre de Reynolds, basé sur la vitesse au centre du canal pour un profil de Poiseuille et sur sa demi hauteur h , est fixé à $Re = 4200$. Le pas de temps utilisé est $\Delta t^+ = 0, 1$.

Tableau 1

Valeurs moyennes de la contrainte et du flux en paroi, avec ou sans manipulation, et adimensionnalisés par les échelles internes obtenues dans le cas standard

Table 1

Shear and flux mean value at the wall, with and without manipulation, and non-dimensionalized by the viscous scales obtained in the standard case

| | Standard | Ad-Hoc v | Ad-Hoc w |
|----------------|----------|------------|------------|
| $\bar{\tau}^+$ | 1 | 0,8 | 0,74 |
| \bar{q}^+ | -1 | -0,81 | -0,76 |

Le symbole + indique que la quantité est adimensionnalisée par rapport aux échelles internes, c'est-à-dire en utilisant la vitesse de frottement $u_\tau = \sqrt{\tau/\rho}$ (τ est la contrainte pariétale) et la viscosité ν .

La température sans dimension $T(x, y, z, t)$ ($= \frac{\theta(x,y,z,t) - (\theta_{\text{inf}} + \theta_{\text{sup}})/2}{\theta_{\text{inf}} - \theta_{\text{sup}}}$ où θ_{inf} et θ_{sup} sont respectivement les températures imposées sur les parois inférieure et supérieure) est évaluée par l'intermédiaire de l'équation d'énergie pour une conductivité et une masse volumique constante :

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial(u_j T)}{\partial x_j} = \frac{1}{Re Pr} \frac{\partial^2 T}{\partial x_j^2} \quad (1)$$

avec la notation d'Einstein ($x_1 = x$, $x_2 = y$ et $x_3 = z$), un nombre de Prandtl $Pr = 1$. On résout l'Éq. (1) en utilisant des outils numériques similaires au calcul de Navier–Stokes. Durant toutes les simulations, la paroi inférieure est maintenue à température constante tout comme la paroi supérieure. La température T est ensuite adimensionnalisée

par rapport aux échelles internes par l'intermédiaire de la température de frottement $T_\tau = \frac{\partial \bar{T}}{\partial y}|_{y=0}$ où $Re_\tau = \frac{u_\tau h}{\nu}$. Le symbole $(\bar{\quad})$ indique que la quantité considérée est moyennée en temps et en espace dans les directions homogènes de l'écoulement, c'est-à-dire les directions longitudinale (x) et transverse (z). Les résultats obtenus dans le cas non-manipulé (standard) sont en bon accord avec ceux présentés par [3] pour la résolution de Navier–Stokes et pour le transport de salaire passif [4].

2. Résultats

Les résultats présentés sur le Tableau 1 montrent que le flux moyen de température à la paroi, adimensionnalisé par les variables internes dans le cas non manipulé, se comporte comme la contrainte pariétale. On constate une diminution du flux à la paroi d'approximativement 20% sous un contrôle de type v et 25% sous un type w . L'analogie de Reynolds est donc dans ce cas vérifiée.

Les profils de température moyenne transformée $T_* = \left| \frac{T - T_{\text{inf}}}{T_{\text{inf}} - T_{\text{sup}}} \right|$ (où $T_{\text{inf}} = 0,5$ et $T_{\text{sup}} = -0,5$ sont les conditions limites de température imposées respectivement sur les paroi inférieure et supérieure) et adimensionnalisée par rapport aux variables internes et locales, sont présentés sur la Fig. 1. D'une manière analogue au comportement de la vitesse longitudinale, on constate un épaississement de la couche conductrice et donc une translation de la loi logarithmique, caractéristique d'une stabilisation relative du champs de température. Même si, sous manipulations, les profils s'écartent significativement du cas standard, les fluctuations de température restent assez similaires dans le cas du contrôle v et w (Fig. 2). Pour les schémas v et w , comme pour le cas standard, ces valeurs sont très similaires aux fluctuations de vitesse longitudinale (non montré ici).

Les Figs. 3 et 4 exposent respectivement les coefficients de corrélations $C(\overline{u'T'}) = \frac{\overline{u'T'}}{u_{\text{rms}} T_{\text{rms}}}$ et $C(\overline{v'T'}) = \frac{\overline{v'T'}}{v_{\text{rms}} T_{\text{rms}}}$ en zone de proche paroi. Les quantités fluctuantes sont notées $'$ et si on considère, à titre d'exemple, la vitesse longitudinale u , sa valeur rms est définie par $u_{\text{rms}} = \sqrt{\overline{u'u'}}$. Pour chacun des contrôles, comme pour le cas standard, la valeur de $C(\overline{u'T'})$ est assez proche de -1 , traduisant le fait qu'une fluctuation de vitesse longitudinale est toujours associée à une fluctuation de température. Pour $y^+ > 2$, on remarque que la température est globalement mieux corrélée avec la vitesse longitudinale lors de l'application d'un contrôle *Ad-Hoc* basé sur w . Sur la Fig. 4, on peut constater que les deux manipulations influent significativement sur le coefficient de corrélation $C(\overline{v'T'})$ et exhibent un comportement similaire. Pour $y^+ < 2,5$, une valeur importante de $C(\overline{v'T'})$ est obtenue pour un contrôle v . Il est important de préciser que pour les deux types de manipulation ainsi que pour le cas standard le coefficient $C(\overline{w'T'})$ est pratiquement nul

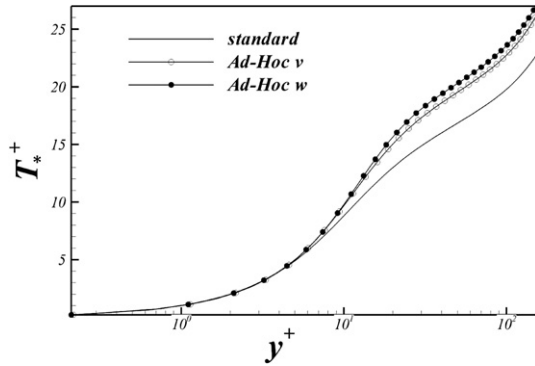


Fig. 1. Profils de température moyenne transformée.

Fig. 1. Mean transformed temperature profiles.

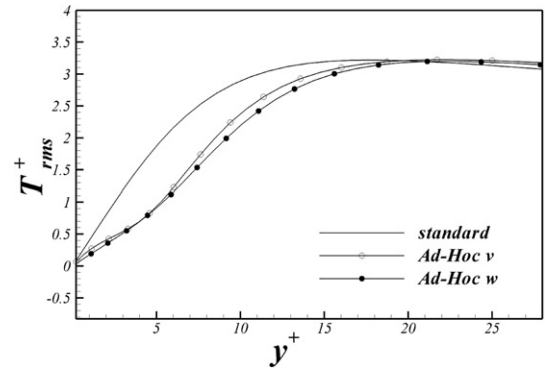


Fig. 2. Profils des fluctuations de température.

Fig. 2. Fluctuating temperature profiles.

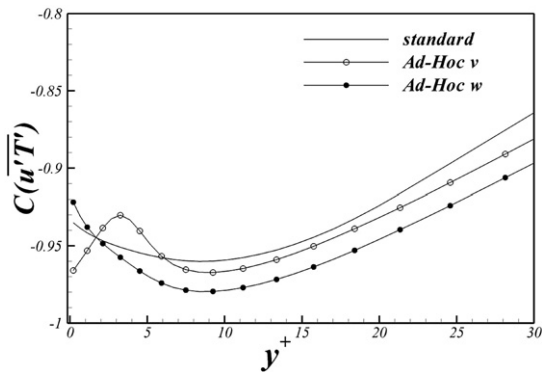


Fig. 3. Corrélation entre les fluctuations de vitesse longitudinale et les fluctuations de température.

Fig. 3. Correlation between longitudinal fluctuating velocity and temperature fluctuation.

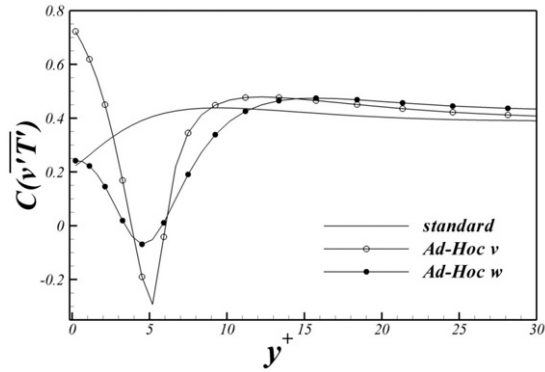


Fig. 4. Corrélation entre les fluctuations de vitesse normale et les fluctuations de température.

Fig. 4. Correlation between wall-normal fluctuating velocity and temperature fluctuation.

dans toute la couche turbulente. Le contrôle *Ad-Hoc* (*v* ou *w*) n'engendre par conséquent pas un flux turbulent lié à ce terme, contrairement à certaines manipulations, comme par exemple la rotation ([5]). Cette remarque n'est pas anodine car elle montre que ce n'est pas directement la vitesse en paroi *w* qui influence la température.

Les champs instantanés de flux et de contrainte en paroi, pour les contrôles *v* et *w*, sont présentés sur les Figs. 5, 6, 7 et 8. Ces quantités sont adimensionnalisées par rapport aux échelles internes obtenues dans le cas standard. Pour un même contrôle, le flux et la contrainte sont localement affectés de manière identique. Cependant, une différence flagrante, portant sur la valeur des fluctuations du transfert de chaleur en paroi et du frottement, est constatée entre les deux contrôles. En effet, dans le cas standard (non montré ici), on obtient $\tau_{rms}^+ \approx q_{rms}^+ = 0,4$ alors que pour le contrôle *Ad-Hoc v*, on a $\tau_{rms}^+ \approx q_{rms}^+ = 0,26$ et pour le contrôle *Ad-Hoc w*, $\tau_{rms}^+ \approx q_{rms}^+ = 0,12$.

Dans le cas d'un contrôle *v* et proche de la paroi, le facteur de dissymétrie (Fig. 9) est doublé par rapport aux cas standard. Les fluctuations négatives de température, provenant certainement des balayages ($v' < 0$), sont beaucoup plus présentes en paroi. Les facteurs d'aplatissements (Fig. 10) montrent que l'intermittence des fluctuations de température est aussi beaucoup plus importante en paroi lors de l'application d'un contrôle *v* (approximativement un facteur 3 par rapport au cas standard). Ces constatations sont confirmées par la Fig. 6 qui montre que les zones de faibles transferts thermiques sont beaucoup plus localisées et intenses que les zones de hauts transferts.

3. Discussion

On a vu dans la section précédente que les contrôles *Ad-Hoc* de type *v* et *w* affectaient différemment le flux de chaleur pariétal (et la contrainte). En effet, même si les profils moyens et l'évolution de la température semblent

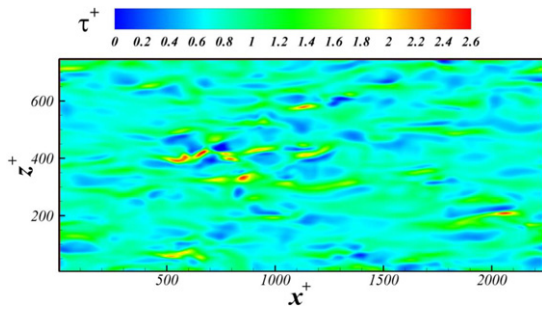


Fig. 5. Champ instantané de contrainte pariétale dans le cas d'un contrôle *Ad-Hoc v*.

Fig. 5. Instantaneous wall shear stress distribution under *Ad-Hoc v* manipulation.

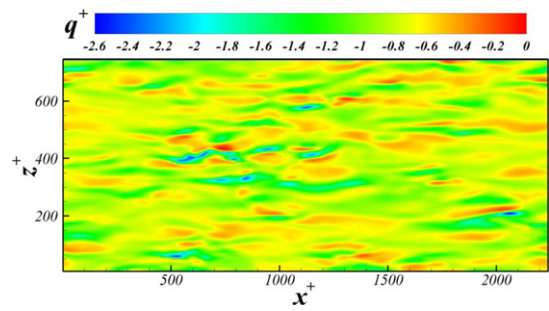


Fig. 6. Champ instantané du flux pariétal dans le cas d'un contrôle *Ad-Hoc v*.

Fig. 6. Instantaneous wall heat transfer distribution under *Ad-Hoc v* manipulation.

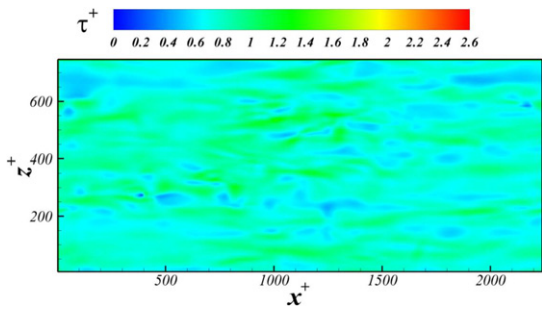


Fig. 7. Champ instantané de contrainte pariétale dans le cas d'un contrôle *Ad-Hoc w*.

Fig. 7. Instantaneous wall shear stress distribution under *Ad-Hoc w* manipulation.

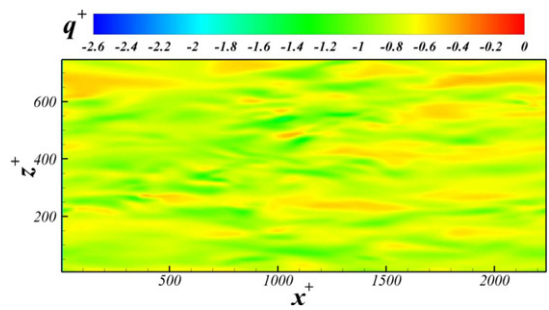


Fig. 8. Champ instantané du flux pariétal dans le cas d'un contrôle *Ad-Hoc w*.

Fig. 8. Instantaneous wall heat transfer distribution under *Ad-Hoc w* manipulation.

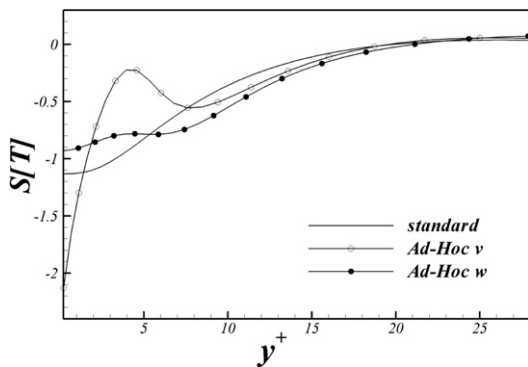


Fig. 9. Facteur de dissymétrie de la température.

Fig. 9. Skewness factor of the temperature.

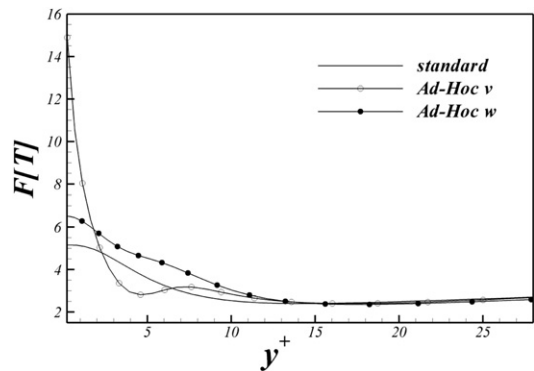


Fig. 10. Facteur d'aplatissement de la température.

Fig. 10. Flatness factor of the temperature.

concorde, l'analyse de la structure fine révèle de fortes disparités entre les deux types de contrôle, particulièrement pour $y^+ < 5$.

L'équation de transport la vorticité transversale à la paroi $\omega_{z,0} = -\frac{\partial_0 u}{\partial y} = -\frac{\tau}{\mu}$ et dans le cas d'un contrôle v et/ou w est (voir [6]) :

$$\frac{\partial \omega_{z,0}}{\partial t} + v_0 \frac{\partial_0 \omega_z}{\partial y} + w_0 \frac{\partial_0 \omega_z}{\partial z} = \omega_{x,0} \frac{\partial w}{\partial x} + \omega_{y,0} \frac{\partial w}{\partial y} + \omega_{z,0} \frac{\partial w}{\partial z} + \nu \nabla_0^2 \omega_z \tag{2}$$

où l'indice 0 se réfère à la paroi, et toutes les quantités sont instantanées. Nous maintenons les termes par rapport au temps, ce qui permet de déterminer dans quel sens les différentes composantes participent à l'augmentation ou à la diminution des quantités considérées. En développant les termes de production, à droite de l'Éq. (2), on obtient exactement :

$$\frac{\partial \omega_{z,0}}{\partial t} + v_0 \frac{\partial_0 \omega_z}{\partial y} + w_0 \frac{\partial_0 \omega_z}{\partial z} = -\frac{\partial_0 v}{\partial z} \frac{\partial_0 w}{\partial x} + \frac{\partial_0 u}{\partial z} \frac{\partial_0 w}{\partial y} + \left(\frac{\partial_0 v}{\partial x} - \frac{\partial_0 u}{\partial y} \right) \frac{\partial_0 w}{\partial z} + v \nabla_0^2 \omega_z \quad (3)$$

Dans le cas d'un contrôle v ($w_0 = 0$) les termes de production à droite s'annulent à la paroi et cette équation se réduit à :

$$\frac{\partial \omega_{z,0}}{\partial t} + \frac{\partial_0(v_0 \omega_z)}{\partial y} = v \nabla_0^2 \omega_z \quad (4)$$

En appliquant la moyenne spatiale transversale ($\bar{\cdot}$) ($\frac{\partial}{\partial z}(\bar{\cdot}) = 0$, voir [6]) on obtient :

$$\frac{\partial \bar{\omega}_{z,0}}{\partial t} + \frac{\partial_0(\bar{v}_0 \bar{\omega}_z)}{\partial y} = v \nabla_0^2 \bar{\omega}_z \quad (5)$$

qui se réduit à $\frac{\partial \bar{\omega}_{z,0}}{\partial t} = v \nabla_0^2 \bar{\omega}_z$, car par continuité $\frac{\partial_0 v}{\partial y} = 0$ et par conséquent $v \omega_z \approx y^2$ près de la paroi. L'équation de la vorticité transversale à la paroi se réduit alors à une équation de diffusion aussi bien dans le cas du contrôle ad-hoc v que dans le cas non-manipulé. Le contrôle v affecte ω_z dans la sous couche visqueuse et pas directement à la paroi ([7]). Pour le contrôle ad-hoc w ($u_0 = v_0 = 0$), en revanche, la même procédure appliquée à l'Éq. (2) mène à :

$$\frac{\partial \omega_{z,0}}{\partial t} = -w_0 \frac{\partial_0 \omega_z}{\partial z} + \omega_{z,0} \frac{\partial_0 w}{\partial z} + v \nabla_0^2 \omega_z = 2\omega_{z,0} \frac{\partial_0 w}{\partial z} - \frac{\partial_0 w \omega_z}{\partial z} + v \nabla_0^2 \omega_z \quad (6)$$

dont la moyenne spatiale résulte en :

$$\frac{\partial \bar{\omega}_{z,0}}{\partial t} = 2 \overline{\left(\omega_{z,0} \frac{\partial_0 w}{\partial z} \right)} = v \nabla_0^2 \bar{\omega}_z \quad (7)$$

qui montre clairement que le contrôle w affecte directement le cisaillement à la paroi, à travers le terme de production à droite ([6]). Il y a une similitude directe entre l'équation de transport du cisaillement pariétal, et le flux à la paroi. Ce dernier s'obtient en prenant la dérivée par rapport à y de l'équation de la convection. L'équation de transport du flux instantané q à la paroi correspondant aux contrôles v et w est :

$$\frac{\partial q}{\partial t} + v_0 \frac{\partial_0 q}{\partial y} + w_0 \frac{\partial_0 q}{\partial z} = k \frac{\partial_0 u}{\partial y} \frac{\partial_0 T}{\partial x} - q \frac{\partial_0 v}{\partial y} + k \frac{\partial_0 w}{\partial z} \frac{\partial_0 T}{\partial x} + \alpha \nabla_0^2 q \quad (8)$$

où k et α sont respectivement la conductivité et diffusivité thermique. Si la température à la paroi est constante, comme c'est le cas ici, l'équation précédente se réduit à :

$$\frac{\partial q}{\partial t} + v_0 \frac{\partial_0 q}{\partial y} + w_0 \frac{\partial_0 q}{\partial z} = -q \frac{\partial_0 v}{\partial y} + \alpha \nabla_0^2 q \quad (9)$$

Pour le contrôle v ($w_0 = 0$) le premier terme à droite s'annule par continuité à la paroi. La moyenne spatiale est alors gérée par $\frac{\partial \bar{q}}{\partial t} = -\frac{\partial_0(\bar{q}v)}{\partial y} + \alpha \nabla_0^2 \bar{q} = \alpha \nabla_0^2 \bar{q}$ pour exactement les mêmes raisons que pour l'Éq. (4). De façon similaire, et pour le contrôle w , on a :

$$\frac{\partial q}{\partial t} + w_0 \frac{\partial_0 q}{\partial z} = q \frac{\partial_0 w}{\partial z} + \alpha \nabla_0^2 q \quad (10)$$

et

$$\frac{\partial \bar{q}_{z,0}}{\partial t} = 2 \overline{\left(q \frac{\partial_0 w}{\partial z} \right)} = \alpha \nabla_0^2 \bar{q} \quad (11)$$

car $\frac{\partial_0 v}{\partial y} = -\frac{\partial_0 w}{\partial z}$ par continuité. L'Éq. (11) se révèle donc identique à la (7). Le frottement pariétal et le flux diminuent dans les zones où les balayages ($v' < 0$) sont corrélés avec des zones de cisaillement faible, et les éjections ($v' > 0$) avec des zones de cisaillement fort et vice-versa.

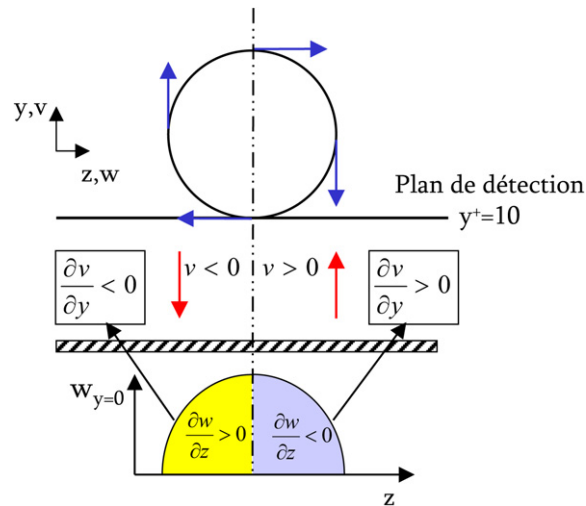


Fig. 11. Mécanisme de réduction de contrainte et de flux pariétal suggéré lors du passage d'une structure cohérente, pour un contrôle *Ad-Hoc* de type w . (La paroi est représentée par la zone hachurée.)

Fig. 11. Drag and flux reduction mechanism suggested for a *Ad-Hoc* w control when a coherent structure is detected (the wall is represented by the hatched zone).

Lors de l'application du contrôle w , la diminution du transfert de chaleur et du frottement peut s'expliquer par l'existence de nouveaux termes reliant directement le flux et la contrainte au gradient transverse de w à la paroi. Cette constatation ne donne pas réellement d'indices sur les mécanismes de réduction mis en jeu. Par un raisonnement relativement compliqué, [6] suggère que le contrôle w induit une hauteur de protrusion et repousse les structures cohérentes loin de la paroi, par un mécanisme similaire aux *riblets*. Nous tâcherons de donner ici une explication plus simple. La Fig. 4 montre que, pour les deux types de contrôle v et w , les corrélations entre les vitesses verticales et les fluctuations de température ont un comportement qualitativement similaire. Or, les mécanismes de transfert dans un écoulement turbulent pariétal sont gérés par les structures cohérentes quasi-longitudinale dont la taille dans le sens de l'écoulement est un ordre de grandeur plus grand que l'échelle transversale et normale à la paroi. Il est alors logique de supposer que près de ces structures $\frac{\partial u'}{\partial x} \approx 0$ et que $\frac{\partial v'}{\partial y} = -\frac{\partial w'}{\partial z}$ car u' , v' et w' sont localement du même ordre de grandeur. La Fig. 11 expose le mécanisme de réduction suggéré en présence d'une structure quasi-longitudinale.

Dans le cas du contrôle w et lors du passage d'une structure cohérente, la paroi est soumise à une vitesse transverse opposée à celle détectée. En $y^+ = 0$, on voit alors se former une distribution de gradient de vitesse transverse $\frac{\partial w}{\partial z}$ qui donne lieu à un gradient de vitesse normale $-\frac{\partial v}{\partial y}$. Ceci résulte en la création d'une vitesse v , opposée à la vitesse verticale qui aurait été détectée lors d'un contrôle *Ad-Hoc* v . Le schéma w agit alors d'une manière très similaire au schéma v mais affecte aussi directement la paroi par l'intermédiaire des équations de transport.

Dans le cas d'un contrôle w , la vitesse verticale ainsi créée (flèches rouges) ne peut se former qu'au-dessus de la paroi. On peut dès lors expliquer pourquoi, pour $y^+ < 2,5$, la corrélation $C(\overline{v'T'})$ (Fig. 4) est beaucoup plus importante pour le contrôle v que pour le w . La zone d'interaction entre les vitesses verticales opposées est alors éloignée et les éjections ($v > 0$) ainsi que les balayages ($v < 0$) engendrées par les structures quasi-longitudinales n'atteignent plus la paroi (faibles fluctuations du flux et de la contrainte). Les travaux de [1] montrent qu'un schéma *Ad-Hoc* combiné (v et w simultanément), donne des résultats identiques à l'application d'un contrôle w seul. Ce résultat constitue une preuve supplémentaire que le mécanisme lié au contrôle v fait partie intégrante du mécanisme de réduction du contrôle w .

Remerciements

Nous remercions vivement l'institut du développement et des ressources en informatique Scientifique (IDRIS) pour les moyens numériques mis à disposition.

Références

- [1] H. Choi, P. Moin, J. Kim, Active turbulence control for drag reduction in wall-bounded flows, *J. Fluid Mech.* 262 (1994) 75–110.
- [2] J. Kim, P. Moin, Application of fractional-step method to incompressible Navier–Stokes equation, *J. Comp. Phys.* 59 (1985) 308–323.
- [3] J. Kim, P. Moin, R. Moser, Turbulence statistics in fully developed channel flow at low Reynolds number, *J. Fluid Mech.* 177 (1987) 133–166.
- [4] S. Lyons, T. Hanratty, J. McLaughlin, Direct numerical simulation of passive heat transfer in a turbulent channel flow, *Int. J. Heat Mass Transfer* 34 (4–5) (1991) 1149–1161.
- [5] H. Wu, N. Kasagi, Turbulent heat transfer in a channel with arbitrary directional system rotation, *Int. J. Heat Mass Transfer* 47 (2004) 4579–4591.
- [6] S. Tardu, Coherent structures and riblets, *J. Flow, Turbulence and Combustion* 54 (1995) 349–385.
- [7] S. Tardu, O. Doche, One information suboptimal control repercussion on the fine structure of wall turbulence, *Computers and Fluids* (2008), à paraître.